

УДК 621.791 DOI 10.12737/16071

Имитационное моделирование многоочагового разрушения с учетом неоднородного распределения номинальных напряжений*

В. Ф. Лукьянов[1], С. С. Ассауленко[2]**

[1,2] Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Российская Федерация

Simulation of multicentric destruction with regard for inhomogeneous distribution of rated voltage***

V. F. Lukyanov[1], S. S. Assaulenko[2]**

[1,2] Don State Technical University, Rostov-on-Don, Russian Federation

Разработан алгоритм, имитирующий процесс зарождения и развития усталостных трещин в сварном соединении на примере узла крепления мобильной платформы и опорной обечайки поворотного устройства грузоподъемного крана Gottwald НМК 170 EG (63 т), разрушение которого произошло в 2011 году на территории ОАО «Новороссийский морской торговый порт» (НМТП). Предложенный алгоритм учитывает неоднородную геометрию шва, влияющую на значение коэффициента концентрации напряжений, и неравномерное распределение номинальных напряжений, связанное с конструктивными особенностями узла. В основе процесса моделирования лежит экспериментально установленный факт, что профиль геометрии перехода от шва к основному металлу вдоль сварного соединения изменяется случайно. В результате этого появление трещин вдоль шва носит случайный характер. При циклическом нагружении развитие разрушения представляет собой последовательный процесс зарождения трещин на различных участках сварного соединения вдоль шва, подрастание одиночных поверхностных трещин по законам механики разрушения, появление новых трещин, слияние трещин на соседних участках. При слиянии берегов трещины изменяется профиль контура, что приводит к увеличению скорости роста глубины трещины. В дальнейшем процесс развития многоочагового разрушения продолжается до достижения трещиной критического размера. Скорость накопления повреждений и развития разрушения зависит от степени неоднородности концентрации напряжений вдоль шва. Реализация предложенной модели позволит решить задачи определения периодичности диагностирования узла, мест с наибольшей вероятностью возникновения усталостных трещин и обосновать возможные методики усиления конструкции.

Ключевые слова: многоочаговое разрушение, концентрация напряжений, распределение НДС, неравномерное распределение номинальных напряжений.

The algorithm simulating the initiation and development of fatigue cracks in the joint weld on the example of the mount of the mobile platform and the supporting cowl of Gottwald NMK 170 EG (63 tons) crane rotator, the destruction of which occurred in 2011 in the territory of "Novorossiysk commercial sea port" OJSC (NCSP), is worked out. The proposed algorithm takes into account the non-uniform weld geometry affecting the value of the stress concentration factor and the uneven distribution of the rated stress related to the joint design features. The modeling process is based on the experimentally established fact that the geometry profile of the junction between the weld and the base metal along the welded joint changes randomly. As a result, the fatigue flaking along the weld lacks any regular pattern. Under the cyclic loading, the development of the destruction is a sequential process of the crack nucleation in different parts of welded joints along the weld, single surface cracks growth under the fracture mechanics laws, nucleation of new cracks, and crack coalescence in the adjoining sections. At the coalescence of the crack edges, the contour profile is changing which leads to increasing the growth rate of the crack depth. In the future, the development of the multicentric destruction continues until the critical crack. The damage accumulation and destruction development rate depends on the uniformity coefficient of the stress concentration along the weld. The implementation of the proposed model allows solving the problems of determining the frequency of node diagnosis and the points with the utmost probability of fatigue cracks initiation, as well as validating the possible methods of structural reinforcement.

Keywords: multifocal destruction, stress concentration, distribution of stress strain behavior, uneven distribution of rated stress.

Введение. Для прогнозирования процесса разрушения сварных конструкций при циклическом нагружении зачастую используют аналитические модели, которые позволяют оценивать долговечность и надежность относительно простых

*Работа выполнена в рамках инициативной НИР.
**E-mail: vfl1@bk.ru , assaulenko_s@mail.ru
***The research is done within the frame of the independent R&D.

тел с трещинами. Однако они не всегда позволяют учитывать многообразие факторов, влияющих на процесс разрушения сварных соединений, и вынуждают прибегать к упрощению реальных явлений. Этот факт указывает на то, что использование аналитических моделей для расчета характеристик прочности сварных соединений может быть слишком неточным.

Имитационное моделирование позволяет учитывать большое количество особенностей процесса развития разрушений сварных соединений, особенно в крупногабаритных конструкциях, которые могут иметь несколько зон концентрации напряжений.

Процесс статистического моделирования зарождения и развития разрушений в сварных конструкциях подробно описан в работах сотрудников кафедры «Машины и автоматизация сварочного производства» ДГТУ [1–3]. Однако в этих работах моделирование рассматривалось с позиции неизменного распределения номинальных напряжений вдоль шва.

Целью работы является обоснование возможности использования процесса имитационного моделирования с учетом неоднородного распределения номинальных напряжений в конструкции.

Как показали результаты многочисленных экспериментов [1–3], зона разрушения конструкций с протяженными угловыми швами связана с концентрацией напряжений в месте перехода от шва к основному металлу. При этом кинетика развития разрушения существенно зависит от неоднородности геометрии профиля шва вдоль протяженных сварных соединений. Для сварных соединений с однородной геометрией профиля шва вдоль соединения разрушение происходит в виде появления одиночных, далеко расположенных друг от друга трещин и их роста в соответствии с законами механики разрушения для одиночных поверхностных трещин. В этом случае долговечность конструкции с учетом стадии развития трещины можно рассчитать по следующей формуле:

$$N = N_з + N_p, \quad (1)$$

где $N_з$ — длительность периода зарождения трещины; N_p — длительность периода роста одиночной трещины [4].

С увеличением степени неоднородности геометрии профиля шва вдоль сварного соединения количество центров зарождения трещин возрастает. Фронты отдельных трещин могут соприкасаться, что приводит к слиянию трещин в процессе их роста при циклическом нагружении. Такое разрушение получило название «многоочаговое».

В отличие от случая одиночных или редко расположенных трещин, кинетика процесса многоочагового развития представляет собой параллельное развитие трех процессов [3]:

– зарождение одиночных трещин на различных участках сварного соединения;
– рост одиночных трещин до соприкосновения берегов трещины с трещиной на соседнем участке;
– слияние соседних трещин с образованием единого фронта трещины большей протяженности.

При дальнейшем циклическом нагружении процесс роста существующих трещин, образования новых трещин и их слияние продолжается до достижения одной из трещин критического значения.

Для случая многоочагового развития разрушения использовать формулу 1 не представляется возможным, т. к. при слиянии берегов соседних трещин форма контура объединенной трещины существенно изменяется и для моделирования кинетики такого развития разрушения необходимо разрабатывать имитационные модели.

В работе [5] доказано, что расположение участков сварного соединения, на которых зарождаются трещины, должно носить случайный характер, поскольку зарождение трещин зависит от амплитуды локальных деформаций.

В соответствии с уравнением Басквина-Мэнсона-Коффина [6–8] длительность периода зарождения разрушения при циклическом нагружении определяется амплитудой деформаций в локальной зоне сварного соединения. Величина локальной амплитуды деформаций зависит от уровня номинальных напряжений и коэффициента концентрации напряжений в зоне перехода от шва к основному металлу.

Номинальные напряжения в зоне расположения сварного шва зависят от конструкции рамы платформы, опорно-поворотного узла и нагрузки на стрелу крана. В процессе поворота стрелы крана уровень номинальных напряжений в зоне сварного соединения изменяется, что создает неравномерное распределение их вдоль шва.

Для анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) металла платформы в зоне сварного соединения при различных углах поворота стрелы использовался метод конечных элементов (программный продукт ANSYS).

Результаты расчета представлены на рис. 1, где пунктирной линией показано распределение номинальных напряжений вдоль сварного соединения при расположении стрелы вдоль оси I–I; штрихпунктирной линией — при расположении стрелы вдоль оси II–II; сплошной линией — при расположении стрелы вдоль оси III–III. Независимо от угла поворота стрелы номинальные напряжения достигают максимальных значений в одних и тех же точках (зона 1; зона 2; зона 3).

Анализ конструкции рамы показывает, что эти зоны соответствуют местам расположения ребер жесткости рамы, которые изменяют локальную жесткость конструкции [9].

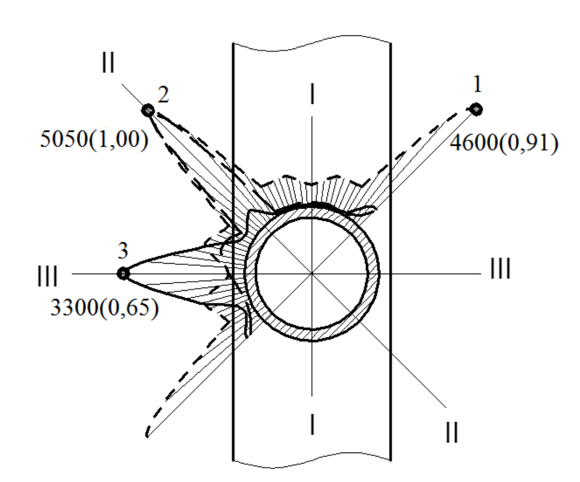


Рис. 1. Эпюра номинальных напряжений вдоль сварного шва, соединяющего раму платформы и обечайку опорного кольца

Таким образом, в отличие от известных ранее моделей [3], в данном случае при разработке имитационной модели необходимо учитывать неравномерный характер распределения номинальных напряжений вдоль шва. Кроме того, проведенный конечно-элементный анализ показывает, что путем изменения конструкции рамы можно существенно влиять на ресурс работы сварного соединения [10].

Следующим фактором, определяющим амплитуду деформаций при циклическом нагружении сварного соединения, является коэффициент концентрации напряжений в зоне перехода от шва к основному металлу.

Основные параметры, оказывающие влияние на коэффициент концентрации напряжений тавровых сварных соединений, проиллюстрированы на рис. 2.

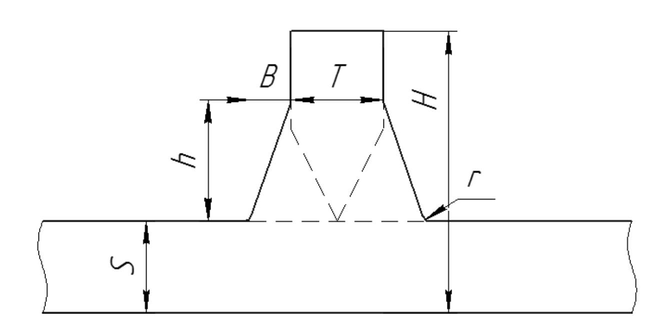


Рис. 2. Геометрические параметры таврового соединения

В работе А. В. Ильина, Г. П. Карзова и В. П. Леонова [11] для определения коэффициента концентрации напряжений тавровых сварных соединений использовалось полученное авторами опытным путем соотношение:

$$\alpha_{\sigma} = 1 + 0{,}25\sqrt{\frac{s}{r}} * \sqrt[4]{\frac{T+2b}{s}}\left[1 - exp\left(-1{,}9\sqrt{\frac{h}{b}}\right)\right]. \quad (2)$$

Наибольшее влияние на коэффициент концентрации напряжений α_{σ} оказывает соотношение *r/s*. Так как s является постоянной величиной, то для определения α_{σ} главным фактором является определение радиуса перехода *r*. Он не регламентируется нормативными документами и может варьироваться от сотых долей миллиметра до нескольких миллиметров. Радиус перехода представляет собой случайную величину [2], может изменяться в достаточно широких пределах вдоль сварного соединения. Этот факт является причиной существенной нестабильности по длине шва значений концентрации напряжений, что необходимо учитывать при моделировании кинетики разрушения сварных соединений, работающих при переменных нагрузках.

Для осуществления моделирования кинетики развития разрушения разработан алгоритм имитационного моделирования, который включает два этапа.

На этапе I моделируется случайный процесс многоочагового зарождения трещин. С этой целью:

1. Сварной шов разбивают на отдельные участки l_i с одинаковыми значениями коэффициентов концентрации напряжений в пределах каждого участка в соответствии со статистическими характеристиками распределения значений длин участков. Положение участков вдоль сварного соединения X_i определяют с помощью датчика случайных чисел.

2. Для каждого участка в соответствии с кривой распределения номинальных напряжений (например, рис. 1) задают уровень номинальных напряжений σ_i (детерминированная величина).

3. Используя полученную экспериментально функцию распределения радиусов, с помощью датчика случайных чисел для каждого i–того участка устанавливают значение радиуса r_i.

4. Подставляя в выражение (2) значение радиуса, для каждого i–того участка производят расчет значений теоретического (без учета развития пластических деформаций) коэффициента концентрации напряжений α_σ с учетом других необходимых параметров геометрии профиля сечения сварного соединения, которые можно принять неизменными вдоль всего шва (толщина стенки, размер катета и др.).

5. Расчеты показывают, что на каждом участке поле главных напряжений имеет явно выраженный вектор, направленный перпендикулярно линии шва. Вторые два компонента имеют значительно меньшую величину по сравнению с первым, поэтому для упрощения в расчете напряженное состояние рассматривали как одноосное. Принимая во внимание, что металл в вершине концентратора находится в упругом состоянии, расчет коэффициента концентрации деформаций проводили как для одноосного растяжения с использованием закона Гука. Для каждого участка определяют амплитуду локальных деформаций на основе принятых значений номинальных напряжений (шаг 2) и значений коэффициента концентрации (шаг 4). Т. к. локальные напряжения могут превышать предел текучести, то для расчета амплитуды деформаций используется уравнение Нейбера

$$\alpha_\sigma^2 = \alpha_{\alpha p}^2 + \alpha_\varepsilon^2, \quad (3)$$

где α_σ — коэффициент концентрации напряжений в упругой области; $\alpha_{\sigma p}$ — коэффициент концентрации напряжений упруго-пластической области; α_ε — коэффициент концентрации деформаций. Уравнение (3) позволяет определить амплитуду локальных деформаций ε_α, необходимую для расчета длительности периода зарождения трещины.

6. Для каждого i–того участка рассчитывают число циклов до появления трещины в зависимости от амплитуды деформаций на i–том участке. Для расчета используется модифицированное уравнение Басквина-Мэнсона-Коффина [6–8]:

$$\varepsilon_\alpha = \frac{1}{(4N)^{m_p} + \dfrac{1+r^*}{1-r^*}} \ln\frac{100}{100-\psi^t} + \frac{\sigma_{-1}^t / E^t}{1+\dfrac{\sigma_{-1}^t(1+r)}{\sigma_B^t(1-r)}}, \quad (4)$$

где E^t — модуль упругости; ψ^t — относительное сужение; σ_{-1}^t — предел выносливости на базе 10^6; σ_B^t — предел прочности; m_p — характеристика металла. Параметры E^t, ψ^t, ; σ_B^t принимаются в соответствии со стандартом или техническими условиями для конкретной стали. Значение показателя степени m_p для малоуглеродистых низколегированных сталей с пределом прочности σ_B^t = 300–700 МПа принимается равным 0,5.

Расчеты, выполненные на этапе I имитационного моделирования, позволяют создать базу $Б_j$ чисел циклов N_i до зарождения трещин на каждом i–том участке вдоль сварного соединения. В качестве критерия зарождения разрушения принято появление полуэллиптической трещины длиной, равной длине участка l_j, глубиной b_i = 0,5мм.

На этапе II модель имитирует процесс развития многоочагового разрушения на основе уравнения Пэриса [12]:

$$V = \frac{dL}{dN} = C(\Delta K_I)^m, \quad (5)$$

где V — скорость изменения глубины и длины полуэллиптической трещины в процессе дальнейшего циклического нагружения конструкции; ΔK_I — размах коэффициента интенсивности напряжений; C и m — постоянные, соответствующие выбранному материалу.

В отличие от роста одиночных трещин в данном случае слияние соседних трещин увеличивает длину фронта трещины на поверхности, что приводит к увеличению размаха коэффициента интенсивности напряжений и скорости роста трещины.

С учетом случайного процесса накопления трещин вдоль сварного соединения, их подрастания и слияния фронтов соседних трещин, процесс имитационного моделирования развития разрушения включал в себя следующую последовательность действий:

1. На основе базы данных числа циклов $Б_j$ до появления трещин определяется участок, на котором появились трещины при минимальном значении числа циклов N_i, и длина этого участка L_i. Принимая для этого участка исходные размеры полуэллиптической трещины $L_i = l_j$ и b_i=0,5мм, производится расчет размаха коэффициента интенсивности напряжений.

2. Значение числа циклов нагружения увеличивается на заданный шаг ΔN и на основании уравнения Пэриса (5) рассчитываются новые размеры трещин, имевшихся на предыдущем шаге.

3. Далее, используя базу $Б_j$, определяют на каких участках сварного соединения должны появиться новые трещины и анализируют взаимное расположение новых трещин и существовавших на предыдущем шаге.

Если фронты новых трещин не соприкасаются с существующими, то им назначают исходные размеры $L_i = l_j$ и b_i = 0,5мм.

Если фронты новых трещин соприкасаются с существующими фронтами, то осуществляют их слияние, при этом их длину на поверхности принимают равной сумме объединенной трещины, а в качестве глубины принимают наибольшую глубину из объединенных трещин. После этого производится сортировка базы $Б_j$, с присвоением новых номеров участков сварного соединения и размеров существующих на этом шаге трещин. Таким образом, получают откорректированную базу $Б_j^n$, где n>1 — номер шага моделирования многоочагового развития разрушения.

4. Используя базу $Б_j^n$, увеличивают номер шага n+1 и повторяют операции, предусмотренные в пунктах 2–4 до тех пор, пока какая либо из трещин достигнет величины предельного размера.

Предельный размер трещины устанавливают исходя из следующих соображений. Трещина предельного размера не должна нарушать эксплуатацию конструкции в штатном режиме, а визуальный контроль должен позволять выявить трещины при диагностике крупногабаритных конструкций. При обследовании парка мобильных кранов в новороссийском порту выяснилось, что минимальный размер обнаруживаемых при визуальном контроле трещин составляет 130 мм на поверхности.

5. В связи с тем, что изменение геометрических параметров шва носит случайный характер, для получения статистически значимых результатов модель рассматривают многократно с измененным состоянием датчика случайных чисел.

6. Расчет заканчивают статистической обработкой результатов моделирования с целью определения наиболее вероятного места появления трещин предельного размера и числа циклов нагружения.

Выводы. Имитационное моделирование многоочагового разрушения позволяет:

1. Прогнозировать периодичность проведения диагностики состояния конструкций;
2. Упростить выявление мест повреждения;
3. Обосновать технологические и конструктивные варианты ремонта и усиления рамной конструкции;
4. Принимать решение о необходимости внесения конструктивных изменений для перераспределения силовых потоков в узле в случае обнаружения участков с локальным повышением концентрации напряжений.

Библиографический список

1. Лукьянов, В. Ф. Статистическое моделирование разрушения сварных соединений / В. Ф. Лукьянов, А. С. Коробцов, В. В. Напрасников // Автоматическая сварка. — 1989. — № 1. — С. 43–48.

2. Lukjanov, V. F. Imitative simulation of welded joint fracture under low-cycle loading / V. F. Lukjanov, A. S. Korobtsov // International Journal of Pressure vessels and Piping. — 1991. — vol. 47, iss. 2 — С. 193–206.

3. Компьютерное проектирование и подготовка производства сварных конструкций / С. А. Куркин, В. М. Ховов [и др.]; под ред. С. А. Куркина, В. М. Ховова. — Москва : изд-во МВТУ им. Н. Э. Баумана, 2002. — 464 с.

4. Сосуды и аппараты стальные. Нормы и методы расчета на прочность при малоцикловых нагрузках. ГОСТ 25859-83 / Государственный комитет стандартов Совета министров СССР. — Москва : Издательство стандартов, 1983. — 36 с.

5. Пархоменко, А. А. Методы и критерии оценки локального напряженно-дерформированного состояния сварных соединений : дисс. магистра техники и технологии / А. А. Пархоменко. — Ростов-на-Дону, 2006. — 111 с.

6. Basquin, O. H. The exponential law of endurance tests // Proc. ASTM. — 1910. — № 10. — P. 625–630.

7. Manson, S. S. Fatigue : a complex subject-some simple approximation // Exp. Mech. — 1965. — № 5. — P. 193–226.

8. Coffin, L. F. A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal // Trans. ASME. — 1954. — № 76. — P. 931–950.

9. Лукьянов, В. Ф. Анализ причин разрушения металлических конструкций опорного узла стрелового крана / В. Ф. Лукьянов, С. С. Ассауленко // Вестник Дон . гос. техн. ун-та. — 2014. — № 4 (79). — С. 186–194.

10. Ассауленко, С. С. Оптимизация размещения ребер жесткости при ремонте рамы поворотной платформы грузоподъемного крана // Вектор науки ТГУ. — 2014. — № 1 (27). — С. 33–35.

11. Методы расчета циклической прочности сварных соединений / А.В. Ильин [и др.] — Ленинград : ЛДНТП, 1983. — 33 с.

12. Paris, P. C. A critical analysis of crack propagation laws / P. C. Paris, F. A. Erdogan // Trans ASME. J. Bas. Eng. — 1963. — № 4. — P. 528–534

References

1. Lukjanov, V.F., Korobtsov, A.S, Naprasnikov, V.V. Statisticheskoe modelirovanie razrusheniya svarnykh soedineniy. [Statistical modeling of fracture of welded joints.] Automatic Welding, 1989, no. 1, pp. 43–48 (in Russian).

2. Lukjanov, V. F., Korobtsov, A.S. Imitative simulation of welded joint fracture under low-cycle loading. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1991, vol. 47, iss. 2, pp. 193-206.

3. Kurkin, S.A., Khovov, V.M., eds., et al. Komp'yuternoe proektirovanie i podgotovka proizvodstva svarnykh konstruktsiy. [Computer-aided design and preproduction of welded structures.] Moscow: Izd-vo MVTU im. N.E. Baumana, 2002, 464 p. (in Russian).

4. Sosudy i apparaty stal'nye. Normy i metody rascheta na prochnost' pri malotsiklovykh nagruzkakh. GOST 25859-83. [State standard 25859-83. Steel vessels and apparatuses. Norms and methods of fatigue strength calculation under low-cyclic loads.] Moscow: Izdatel'stvo standartov, 1983, 36 p. (in Russian).

5. Parkhomenko, A.A. Metody i kriterii otsenki lokal'nogo napryazhenno-derformirovannogo sostoyaniya svarnykh soedineniy : diss. magistra tekhniki i tekhnologii. [Methods and criteria for evaluating the local stress-strain state of welded joints: Master of Engineering and Technology diss.] Rostov-on-Don, 2006, 111 p. (in Russian).

6. Basquin, O. H. The exponential law of endurance tests. Proceedings, American Society for Testing and Materials, 1910, vol. 10, pp. 625–630.

7. Manson, S.S. Fatigue: a complex subject-some simple approximation. Experimental Mechanics, 1965, vol. 5, iss. 4, pp. 193–226.

8. Coffin, L.F., Jr. A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal. Transactions of the ASME, 1954, vol. 76, pp. 931–950.

9. Assaulenko, S.S., Lukyanov, V.F. Analiz prichin razrusheniya metallicheskikh konstruktsiy opornogo uzla strelovogo krana. [Failure analysis of boom seat metal structures.] Vestnik of DSTU, 2014, no. 4(79), pp. 186–194 (in Russian).

10. Assaulenko, S.S. Optimizatsiya razmeshcheniya reber zhestkosti pri remonte ramy povorotnoy platformy gruzopod"emnogo krana. [Optimize the placement of stiffening ribs for repair of a lifting crane platform.] Vektor nauki TGU, 2014, no. 1 (27), pp. 33–35 (in Russian).

11. Iluin, A.V., et al. Metody rascheta tsiklicheskoy prochnosti svarnykh soedineniy. [Analysis techniques for fatigue strength of welded joints.] Leningrad: LDNTP, 1983, 33 p. (in Russian).

12. Paris, P.C., Erdogan, F.A. A critical analysis of crack propagation laws. Transactions of the ASME. Journal of Basic Engineering, 1963, no. 4, pp. 528–534.

Поступила в редакцию 01.06.2015
Сдана в редакцию 01.06.2015
Запланирована в номер 24.09.2015